

철근콘크리트 휨재에 대한 에너지 소산능력 산정식의 개발

엄태성¹⁾ · 박홍근^{1)*}

¹⁾서울대학교 건축학과

(2002년 7월 22일 원고접수, 2002년 11월 4일 심사완료)

Equations for Estimating Energy Dissipation Capacity of Flexure-Dominated RC Members

Tae-Sung Eom¹⁾ and Hong-Gun Park^{1)*}

¹⁾ Dept. of Architecture, Seoul National University, Seoul, 151-744, Korea

(Received July 22, 2002, Accepted November 4, 2002)

ABSTRACT

As advanced earthquake design methods using nonlinear static analysis are developed, it is required to estimate precisely the cyclic behavior of reinforced concrete members that is characterized by strength, deformability, and energy dissipation. In a recent study, a simplified method which can estimate accurately the energy dissipation capacity of flexure-dominated RC members subjected to repeated cyclic load was developed. Based on the previously developed method, in the present study, simple equations that can be used for calculating the energy dissipation capacity were derived and verified by the comparison with experimental results. Through parametric study using the proposed equations, effects of axial load, reinforcement ratio, rebar arrangement, and ductility on the dissipated energy were investigated. The proposed equations can accurately estimate the energy dissipation capacity compared with the existing empirical equations, and therefore they will be useful for the nonlinear static analysis/design methods.

Keywords : earthquake design, energy dissipation capacity, reinforced concrete

1. 서 론

최근 능력스펙트럼해석법(capacity spectrum method)¹⁾, 직접변위기초설계법(direct displacement-based design)²⁾ 등과 같이 성능에 기초한 내진성능평가 및 설계방법이 개발되어 사용되고 있다. 이러한 선진적인 설계방법에서는 부재의 강도, 변형능력과 함께 주기거동에 의한 에너지 소산능력이 주요한 설계 변수로 작용하므로 이를 정확히 평가할 수 있어야 한다(Fig. 1). 그러나 현재 사용하고 있는 성능기초 내진평가 및 설계방법에서는 에너지 소산능력을 평가함에 있어서 정확하지 않은 경험식에 의존하고 있는 실정이다. Fig. 2는 직접변위기초설계법²⁾에서 제시하고 있는 에너지 소산능력과 관계된 등가감쇄비를 나타내고 있다. 그림에 나타난 바와 같이 등가감쇄비는 구조 시스템의 종류와 연성도에 따라 경험적으로 결정되며, 따라서 구조물의 형태, 철근비, 배근방법 등 구체적인 설계변수의 영향을 고려할 수 없다.

한편 최근 연구³⁾에서는 휨지배 철근콘크리트 부재의 에너지 소산은 주로 철근의 주기거동에 의하여 발생하므로, 펀칭과 강도저하 현상 등을 수반하는 복잡한 주기거동에 대한 고려없이 철근의 변형률 이력을 이용하여 에너지 소산량을 평가할 수 있는 방법이 개발되었다. 더불어 같은 구조시스템이라 하더라도 철근콘크리트 부재의 에너지 소산능력은 철근의 변형률 이력에 영향을 미치는 단면형태, 축력, 철근비, 배근형태 등과 같은 설계 변수들의 영향을 크게 받는다는 것이 밝혀졌다.

본 연구는 앞서 개발한 휨지배 철근콘크리트 부재의 에너지 소산량 평가방법에 대한 후속 연구로서, 철근콘크리트 부재의 대표적인 단면형태에 대하여 에너지 소산량을 쉽게 산정할 수 있는 간단한 수식을 제안하고, 이를 이용하여 축력, 철근비, 배근형태, 연성도 등이 소산 에너지량에 미치는 영향을 평가하고자 한다.

2. 이전연구의 고찰

이전 연구³⁾에서는 비선형 유한요소해석을 이용하여 주 기하중을 받는 휨지배 철근콘크리트 부재의 거동을 연구

* Corresponding author

Tel : 02-880-7055 Fax : 02-871-5518

E-mail : hgpark@gong.snu.ac.kr

하였다. Fig. 3은 균등배근과 단부집중배근을 갖는 전형적인 휨지배 철근콘크리트 부재에 대한 소성힌지영역 단면에서의 곡률 ϕ_u - 휨강도 M 의 주기곡선을, Fig. 4는 Fig. 3에서 강도 및 강성이 급격히 바뀌는 점 A~A'에서의 철근의 응력 - 변형률 이력 분포를 나타낸 것이다. 이전 연구의 결과를 요약하면 다음과 같다.

- 1) 반복적인 주기하중을 받고 있는 철근콘크리트 부재에서 콘크리트는 에너지 소산에 거의 기여하지 못하며, 따라서 부재의 에너지 소산능력은 철근의 주기이력거동에 의하여 결정된다.
- 2) 한번의 주기거동 동안 단면의 양단부 철근은 한번의 큰 에너지 소산을 일으키는 반면, 중앙부 철근은 두 번의 적은 에너지 소산을 일으킨다(Fig. 4).

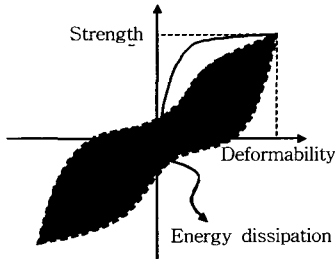


Fig. 1 Cyclic behavior of RC members; strength, deformability, and energy dissipation

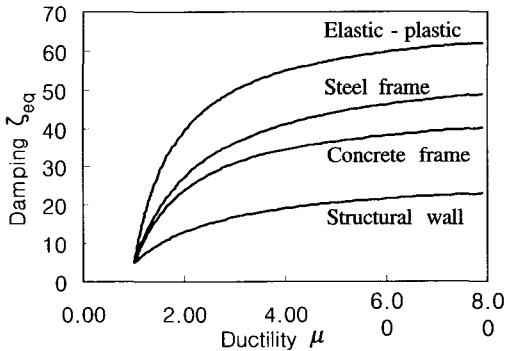


Fig. 2 Equivalent damping vs. ductility

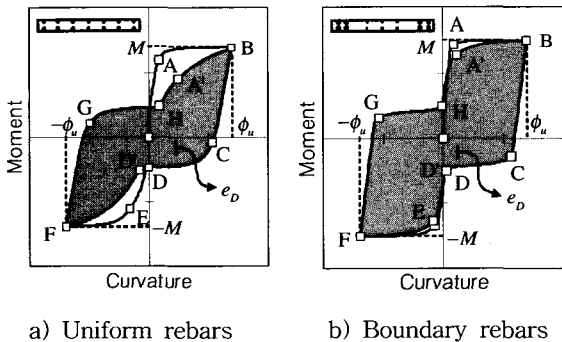


Fig. 3 Typical moment vs. curvature curve in cyclic loading

3) 주기거동시 철근이 경험하는 최대 및 최소 변형률은 Fig. 4에서 나타난 바와 같이 최대 및 최소 곡률이 발생하는 B, F 점과 곡률이 0로 제하되는 D 점의 변형률 분포로부터 근사적으로 구할 수 있으며, 이 최대 및 최소 변형률로부터 철근의 에너지 소산량을 구할 수 있다.

이전 연구³⁾에서는 위와 같은 사실에 근거하여 부재 전체의 복잡한 주기거동에 대한 고려없이 Fig. 4와 같은 철근의 변형률 이력을 이용하여 에너지 소산량을 산정할 수 있는 방법을 개발하였으며, 그 결과는 비선형 해석 및 실험결과와의 비교에 의하여 검증되었다. 이 비교를 통하여, 개발된 방법은 구조물의 단면형태, 압축력, 철근비, 배근방법 등의 영향을 정확히 고려할 수 있음이 밝혀졌다.

3. 기본 가정

본 연구는 에너지 소산능력의 평가에 대한 기초적인 연구로서, 가장 단순한 거동형태를 나타내는 휨지배 철근콘크리트 부재의 에너지 소산량을 쉽게 계산할 수 있는 간단한 수식의 개발을 목적으로 한다. 다양한 단면형태, 배근방법 등에 적용할 수 있는 일반적인 에너지 소산량 산정방법은 이전 연구인 참고문헌 3에 제시되어 있으며, 본 논문은 직사각형 단면에 대한 에너지 소산량 산정식을 유도한다. 철근콘크리트 부재의 단면해석시 사용한 가정은 다음과 같다.

- 1) 단면에서의 변형률 분포는 선형이다.
- 2) 철근은 완전탄소성 재료로서 강도상정시 변형강화현상을 고려하지 않는다.
- 3) 콘크리트의 압축응력은 일반적으로 강도 상정시 사

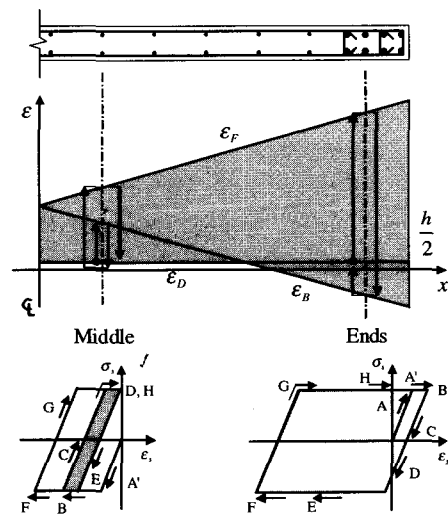


Fig. 4 Maximum and minimum strains of rebars in cyclic behavior

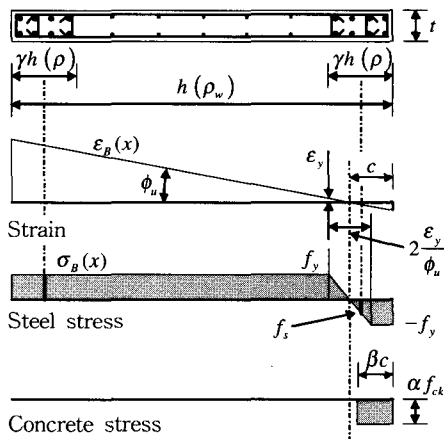
용하는 직사각형 응력블록을 가정하고, 인장응력은 고려하지 않는다.

다만, 2) 항에서 바우싱거효과에 의한 에너지 소산능력의 감소는 감소계수를 사용하여 근사적으로 평가한다³⁾.

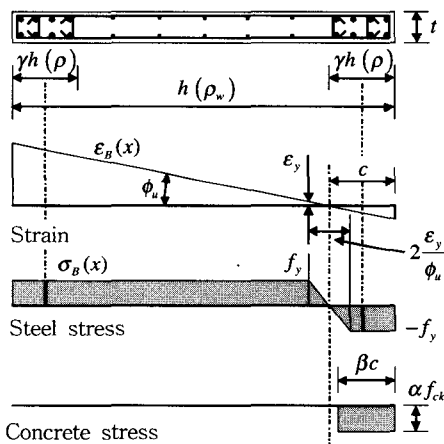
4. 대칭의 배근형태 및 주기거동을 갖는 단면

Fig. 5와 같이 단부 철근과 균등히 배근된 웨브철근으로 보강된 대칭 단면에 대한 에너지 소산량 산정식을 유도한다.

Fig. 5는 Fig. 3의 B점 즉, 최대변형이 발생한 순간의 철근과 콘크리트의 변형률 및 응력 분포를 나타낸 것이다. 그림에서 $\epsilon_B(x)$, $\sigma_B(x)$ 는 각각 철근의 변형률, 응력분포



(a) Case that boundary rebar do not yield in compression



(b) Case that boundary rebar yield in compression

Fig. 5 Stress and strain profiles of wall cross section at maximum curvature ϕ_u

를 나타낸다. 전체 단면에 걸쳐 웨브 철근이 ρ_w 의 철근비로 균일하게 배근되어 있고, 양단부의 γh 영역에 단부철근이 ρ 의 철근비로 추가 배근되어 있다. 계산의 편의를 위하여 웨브철근은 단면 전체에 균일하게, 단부집중 철근은 γh 영역의 중앙에 집중되어 있는 것으로 가정한다. B점에서 인장측의 단부집중 철근 및 웨브철근, 압축외단의 웨브 철근이 항복한 것으로 가정한다(Fig. 5).

Fig. 5(a)와 (b)에 나타난 바와 같이 압축을 받는 단부집중 철근이 항복하지 않는 경우와 항복하는 경우로 나누어 수식을 유도한다. Fig. 6은 단면에 작용하는 내력을 나타낸 것으로, T_1 =인장측 단부집중 철근의 인장력, T_2 =인장측의 항복한 웨브철근의 인장력, T_3 =인장측의 항복하지 않은 웨브철근의 인장력, C_1 =압축측 단부집중 철근의 압축력, C_2 =압축측의 항복하지 않은 웨브철근의 압축력, C_3 =압축측의 항복한 웨브철근의 압축력, C_c =콘크리트의 압축력이다. 또한 단면의 중심으로부터 각 내력에 이르는 거리는 l_{T_1} , l_{T_2} , l_{T_3} , l_{C_1} , l_{C_2} , l_{C_3} , l_{C_c} 이다.

4.1 압축측 단부집중 철근이 항복하지 않은 경우

단면에 작용하는 내력의 총합은 단면의 중심에 작용하는 축력 P 와 같아야 한다. 이 평형방정식을 나타내면 다음과 같다.

$$-P = T_1 + T_2 + T_3 - C_c - C_1 - C_2 - C_3 \quad (1)$$

여기서, (-)부호는 압축력 임을 나타낸다. C_2 와 T_3 는 크기가 같고 방향이 반대이므로 소거된다. 따라서 식 (1)은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} -P &= f_y \rho \gamma h t + f_y \rho_w \left(h - c - \frac{\epsilon_y}{\phi_u} \right) t - \alpha \beta f_{ck} c t \\ &\quad - f_s \rho \gamma h t - f_y \rho_w \left(c - \frac{\epsilon_y}{\phi_u} \right) t \end{aligned} \quad (2)$$

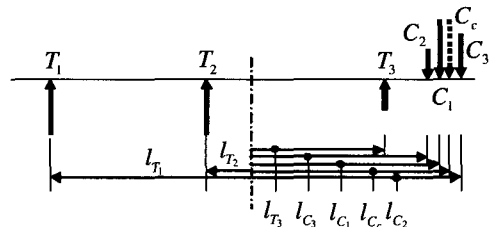


Fig. 6 Resultant forces acting in the cross section at maximum curvature ϕ_u

여기서, $\phi_u =$ 최대곡률, $f_{ck} =$ 콘크리트의 압축강도, $f_y, \epsilon_y =$ 철근의 항복 강도 및 변형률, $t, h =$ 벽체의 두께 및 너비, $c =$ 압축대의 길이, α, β 는 콘크리트의 응력 블록을 정의하는 변수이다⁴⁾(Fig. 5). Fig. 5 (a)에서 보는 바와 같이 압축을 받는 단부집중 철근의 응력 f_s 은 다음과 같다.

$$f_s = \left(\frac{c - \frac{\gamma h}{2}}{\frac{\epsilon_y}{\phi_u}} \right) f_y \quad (3)$$

식 (3)을 (2)에 대입하여 압축대의 길이 c 를 구한다.

$$\frac{c}{h} = \frac{\rho\gamma \left(\frac{\epsilon_y}{\phi_u h} + \frac{\gamma}{2} \right) + \rho_w \left(\frac{\epsilon_y}{\phi_u h} \right) + \left(\frac{P}{f_{ck} h t} \right) \left(\frac{f_{ck}}{f_y} \right) \left(\frac{\epsilon_y}{\phi_u h} \right)}{\rho\gamma + 2\rho_w \left(\frac{\epsilon_y}{\phi_u h} \right) + \alpha\beta \left(\frac{f_{ck}}{f_y} \right) \left(\frac{\epsilon_y}{\phi_u h} \right)} \quad (4)$$

식 (4)는 압축을 받는 단부집중 철근이 항복하지 않는다는 가정으로부터 유도된 식이다. 그러므로 식 (3)의 단부집중 철근의 응력 f_s 은 f_y 보다 작아야 한다. 즉,

$$\frac{c}{h} < \frac{\gamma}{2} + \frac{\epsilon_y}{\phi_u h} \quad (5)$$

만약 식 (5)를 만족시키지 못할 경우에는 압축을 받는 단부집중철근이 항복한 것으로 간주하여 4.2절의 관계식을 사용한다.

단면의 중심에 대하여 시계 방향을 정(+)으로 하여 휨내력 M 를 구하면 식 (6)과 같다.

$$M = T_1 l_{T_1} + T_2 l_{T_2} - T_3 l_{T_3} + C_c l_{C_c} + C_1 l_{C_1} + C_2 l_{C_2} + C_3 l_{C_3} \quad (6)$$

위 식을 단면의 설계변수로 표현하면 식 (7)과 같다.

$$M = f_y \rho\gamma h t \left(\frac{h}{2} - \frac{\gamma h}{2} \right) + f_y \rho_w \left(h - c - \frac{\epsilon_y}{\phi_u} \right) t \left(\frac{c}{2} + \frac{\epsilon_y}{2\phi_u} \right) + \frac{f_y}{2} \rho_w \frac{\epsilon_y}{\phi_u} t \left(\frac{4}{3} \frac{\epsilon_y}{\phi_u} \right) + \alpha\beta f_{ck} c t \left(\frac{h}{2} - \frac{\beta c}{2} \right) + f_s \rho\gamma h t \left(\frac{h}{2} - \frac{\gamma h}{2} \right) + f_y \rho_w \left(c - \frac{\epsilon_y}{\phi_u} \right) t \left(\frac{h}{2} - \frac{c}{2} + \frac{\epsilon_y}{2\phi_u} \right) \quad (7)$$

또한 위 식을 간단히 정리하면 다음과 같다.

$$M = \frac{1}{2} \alpha\beta f_{ck} h^2 t \left[\frac{c}{h} - \beta \left(\frac{c}{h} \right)^2 \right] + \frac{1}{2} \rho f_y h^2 t \left[\gamma(1-\gamma) \left(1 + \frac{\frac{c}{h} - \frac{\gamma}{2}}{\frac{\epsilon_y}{\phi_u h}} \right) \right] + \rho_w f_y h^2 t \left[\frac{c}{h} - \left(\frac{c}{h} \right)^2 - \frac{1}{3} \left(\frac{\epsilon_y}{\phi_u h} \right)^2 \right] \quad (8)$$

식 (8)의 우변의 첫째 항은 압축콘크리트의, 두 번째 항은 양단부에 집중배근된 철근의, 세 번째 항은 단면 전체에 균등히 배근된 웨브철근의 휨강도에 대한 기여를 각각 나타낸다.

2절에서 소개한 바와 같이, 휨지배 철근콘크리트 부재의 주기거동에 의한 에너지 소산량은 철근의 최대, 최소 변형률 이력을 이용하여 구할 수 있다. 철근의 최대, 최소 변형률 이력은, 단부철근의 경우 $\epsilon_F(x), \epsilon_B(x)$ 이고, 중앙부 철근의 경우 $\epsilon_B(x), \epsilon_D$ 와 $\epsilon_F(x), \epsilon_D$ 이다(Fig. 4). $\epsilon_B(x), \epsilon_D, \epsilon_F(x)$ 는 다음과 같이 구할 수 있다.

Fig. 5에 나타난 바와 같이 $\epsilon_B(x)$ 의 분포는 ϕ_u 와 식 (4) 에서 구한 압축대의 길이 c 로부터 구할 수 있고, $\epsilon_F(x)$ 는 $\epsilon_B(x)$ 와 대칭이므로 $\epsilon_F(x) = -\epsilon_B(x)$ 이다. ϵ_D 는 최대 변형상태 $\epsilon_B(x)$ 로부터 곡률이 0 으로 제한되었을 때의 변형률로서(Fig. 3), 콘크리트의 압축응력이 발생하지 않는 경우 ($\epsilon_D \geq 0$)와 발생하는 경우 ($\epsilon_D < 0$)로 구분하여 구한다. ϵ_D 계산시 이에 관계된 철근의 응력은 다음을 만족해야 한다.

$$\sigma_D(x) = \sigma_B(x) + E_s(\epsilon_D - \epsilon_B(x)) \quad [-f_y \leq \sigma_D(x) \leq f_y] \quad (9)$$

$\sigma_D(x) =$ 제하시 D점의 철근응력, $E_s =$ 철근의 탄성계수

ϵ_D 를 직접적으로 유도하기는 쉽지 않으므로 다음의 방법을 사용한다. 우선 $P=0$ 를 가정하여 구한 최대가능인장변형률 $\epsilon_{D, \max}$ 를 구한다(Fig. 7). 전단벽의 경우 대대분 최대곡률인 B 점(Fig. 3)에서 단면 중심의 철근이 인장항복하므로($\epsilon_{B, c} \geq \epsilon_y$, Fig. 5), $\epsilon_{D, \max}$ 는 근사적으로 식 (10)과 같이 구한다.

$$\epsilon_{D, \max} = \epsilon_{B, c} - \epsilon_y = \phi_u \left(\frac{h}{2} - c \right) - \epsilon_y \quad (10)$$

또한 $\epsilon_D \geq 0$ 인 범위에서 최소가능인장변형률 $\epsilon_{D0} = 0$ 에 해당하는 압축내력 P_{D0} 는 제하에 의하여 웨브철근의 압축단부가 인장항복하지 않은 경우(Fig. 8 (a))와 인장항

복한 경우(Fig. 8 (b))로 나누어 구한다. 각각의 경우에 대하여 식 (9)로부터 $\epsilon_D = \epsilon_{D0}$ 에 대응하는 철근의 응력 $\sigma_{D0}(x)$ 을 구한 후, 전체 단면적에 대하여 적분하여 P_{D0} 를 구하면 다음과 같다.

$$P_{D0} = \rho f_y \gamma h t + \rho_w f_y h t \left[\left(1 - \frac{2c}{h}\right) - \frac{1}{2} \left[\frac{\left(\frac{2\epsilon_y}{\phi_u h} - \frac{c}{h}\right)^2}{\frac{\epsilon_y}{\phi_u h}} \right] \right] \quad \text{for } \frac{c}{h} < \frac{2\epsilon_y}{\phi_u h} \quad (11-a)$$

$$P_{D0} = \rho f_y \gamma h t + \rho_w f_y h t \left(1 - \frac{2c}{h}\right) \quad \text{for } \frac{c}{h} \geq \frac{2\epsilon_y}{\phi_u h} \quad (11-b)$$

위 두 식의 첫째항은 단부집중 철근의, 둘째항은 균등 배근된 웹철근의 기여를 각각 나타낸다. 식 (11)의 P_{D0} 는 제하시 철근만으로 부담가능한 최대 압축력이다.

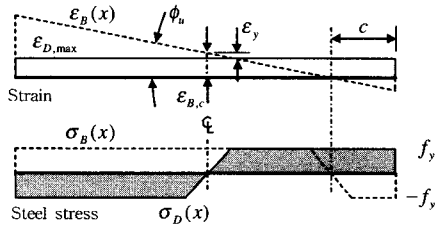


Fig. 7 Approximation of $\epsilon_{D,max}$ at $P=0$

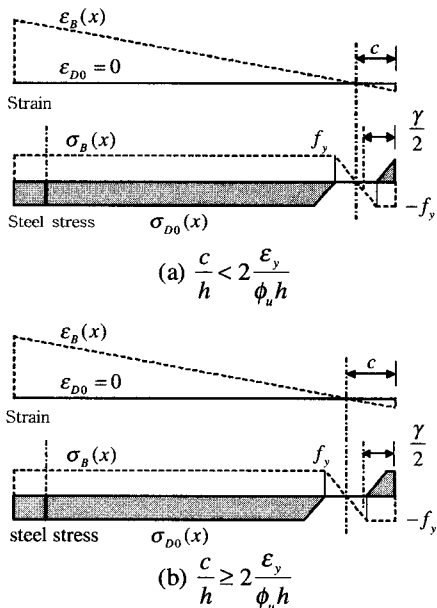


Fig. 8 Calculation of P_{D0} in case that boundary rebars do not yield in compression at ϕ_u

$\epsilon_{D0} \leq \epsilon_D \leq \epsilon_{D,max}$ 즉, $0 \leq P \leq P_{D0}$ 경우 Fig. 9 (a) 에 나타난 바와 같이 P 에 대하여 ϵ_{D0} 와 $\epsilon_{D,max}$ 의 직선보간으로 ϵ_D 를 구한다. 즉,

$$\begin{aligned} \epsilon_D &= \frac{P_{D0} - P}{P_{D0}} (\epsilon_{D,max} - \epsilon_{D0}) \\ &= \frac{P_{D0} - P}{P_{D0}} \left[\phi_u \left(\frac{h}{2} - c \right) - \epsilon_y \right] \quad \text{for } P \leq P_{D0} \end{aligned} \quad (12-a)$$

$\epsilon_D < 0$ 즉, $P_{D0} < P$ 인 경우 모든 압축력을 콘크리트 가 부담한다고 가정하여 구한 압축응력 $P/(f_{ck}ht)$ 을 이용하여, Fig. 9 (b)의 콘크리트의 압축응력-변형률 관계로부터 ϵ_D 를 구한다.

$$\epsilon_D = - \left[1 - \left(1 - \frac{P}{f_{ck}ht} \right)^{1/2} \right] \epsilon_{co} \quad \text{for } P_{D0} < P \quad (12-b)$$

여기서, ϵ_{co} = 콘크리트의 압축강도 f_{ck} 에 해당하는 변형률이다.

한편 Fig. 10은 철근의 탄성-완전소성 모델에 대하여 최대, 최소 변형률의 차를 이용하여 에너지 소산량을 구하는 방법을 나타내고 있다. 그림에서 ϵ_1 = 최대 변형률 이력, ϵ_2 = 최소 변형률 이력이다.

$$U_{eq} = 2f_y (\epsilon_1 - \epsilon_2 - 2\epsilon_y) \quad [\epsilon_1 - \epsilon_2 - 2\epsilon_y \geq 0] \quad (13)$$

여기서, U_{eq} = 탄소성 거동을 하는 철근의 단위부피당 에너지 소산량이다. 식 (13)의 괄호 [] 는 철근의 탄성거동시 에너지 소산이 발생하지 않는 것을 나타낸다.

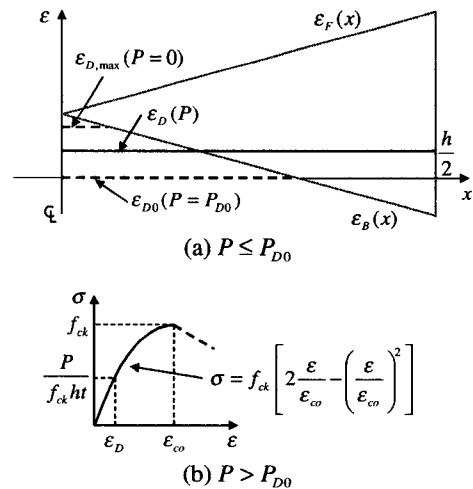


Fig. 9 Calculation of ϵ_D

Fig. 10에 나타난 바와 같이 실제 철근의 이력거동시 바우싱거 효과에 의해 에너지 소산능력이 줄어드는데, 이를 고려하기 위하여 철근의 에너지 소산량을 다음과 같이 정의한다.

$$U_D = R_B U_{ep} \quad (14)$$

여기서, U_D = 실제 철근의 이력거동에 의한 단위부피당 에너지 소산량이고, R_B = 바우싱거 효과에 의한 에너지 소산량의 감소를 나타내는 계수로서, 대략 $R_B = 0.75^3$ ⁵⁾ 이다.

Fig. 11은 주기거동시 철근이 겪는 최대, 최소 변형률 이력의 분포를 나타낸 것이다. 주기거동에 의한 철근콘크리트 부재 단면에서의 에너지 소산량을 구하기 위하여 벽체 중심에서의 최대 및 최소 변형률 이력의 차 $\epsilon_{B,c} - \epsilon_D$ 가 $2\epsilon_y$ 보다 커서 중앙부 철근이 한번의 주기거동 동안에 두 번의 에너지소산을 일으키는 경우(Fig. 11(a))와, $2\epsilon_y$ 보다 작아 한번의 에너지 소산을 일으키는 경우(Fig. 11(b))로 구분한다. 각 구간별로 식 (14)의 U_D 에서 ϵ_1, ϵ_2 대신에 $\epsilon_B, \epsilon_D, \epsilon_F$ 를 대입하여 면적에 대하여 적분하여 e_D 를 구한다.

$\epsilon_{B,c} - \epsilon_D \geq 2\epsilon_y$ 인 경우 (Fig. 11 (a))

$$e_D = 2R_B(2f_y) \times \left[\int_{h/2-\gamma h}^{h/2} \{\epsilon_F(x) - \epsilon_B(x) - 2\epsilon_y\} \rho_w t dx \right. \\ \left. + \int_{h/2-c'}^{h/2} \{\epsilon_F(x) - \epsilon_B(x) - 2\epsilon_y\} \rho_w t dx \right. \\ \left. + \int_0^{h/2-c'} \{\epsilon_F(x) - \epsilon_D - 2\epsilon_y\} \rho_w t dx \right. \\ \left. + \int_0^{h/2-c'-(2\epsilon_y/\phi_u)} \{\epsilon_B(x) - \epsilon_D - 2\epsilon_y\} \rho_w t dx \right] \quad (15)$$

$$c' = c + \frac{\epsilon_D}{\phi_u} \quad (16)$$

여기서, c' = 단면의 외단부로부터 ϵ_D 와 $\epsilon_B(x)$ 가 만나는 곳까지의 거리이다. 식 (15)에서 첫째항과 둘째항

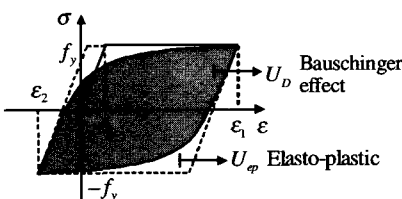


Fig. 10 Strain energy density of rebars

은 한번의 주기거동 동안 한번의 에너지 소산을 일으키는 단부집중철근(Fig. 11(a) l_1 구간)과 단부 웨브철근(Fig. 11 (a) l_2 구간)의 에너지 소산을 각각 나타낸다. 또한 셋째항과 넷째항은 한번의 주기거동 동안 두 번의 에너지 소산을 일으키는 중앙부 웨브철근의 에너지 소산을 나타내는데, 전자는 ϵ_F, ϵ_D (Fig. 11(a) l_3 구간)를, 후자는 ϵ_B, ϵ_D (Fig. 11(a) l_4 구간)를 최대, 최소 변형률 이력으로 하는 에너지 소산을 각각 나타낸다. 식 (15)의 적분식을 계산하여 ϕ_u 의 식으로 표현하면 다음과 같다.

$$e_D = 2R_B(2f_y) \times \left[\{\rho_w t\} \left\{ 2\phi_u \left(\frac{h}{2} - \frac{\gamma h}{2} \right) - 2\epsilon_y \right\} \right. \\ \left. + \{\rho_w c' t\} \left\{ \phi_u (h - c') - 2\epsilon_y \right\} \right. \\ \left. + \left\{ \rho_w \left(\frac{h}{2} - c' \right) t \right\} \left\{ \frac{3}{2} \phi_u \left(\frac{h}{2} - c' \right) - 2\epsilon_y \right\} \right. \\ \left. + \left\{ \rho_w \left(\frac{h}{2} - c' - 2 \frac{\epsilon_y}{\phi_u} \right) t \right\} \left\{ \frac{1}{2} \phi_u \left(\frac{h}{2} - c' \right) - \epsilon_y \right\} \right] \quad (17)$$

$\epsilon_{B,c} - \epsilon_D < 2\epsilon_y$ 인 경우 (Fig. 11(b))

$$e_D = 2R_B(2f_y) \times \left[\int_{h/2-\gamma h}^{h/2} \{\epsilon_F(x) - \epsilon_B(x) - 2\epsilon_y\} \rho_w t dx \right. \\ \left. + \int_{h/2-c'}^{h/2} \{\epsilon_F(x) - \epsilon_B(x) - 2\epsilon_y\} \rho_w t dx \right. \\ \left. + \int_{h/2-c'}^{h/2-c'} \{\epsilon_F(x) - \epsilon_D - 2\epsilon_y\} \rho_w t dx \right] \quad (18)$$

$$c' = h - c' + 2 \frac{\epsilon_y}{\phi_u} \quad (19)$$

여기서, c' = 단면의 외단부에서 최대 및 최소 변형률 이력의 차가 $2\epsilon_y$ 인 곳까지의 거리이다. 식 (18)의 첫째항은 단부집중철근(Fig. 11(b) l_1 구간)의, 둘째항은 단부 웨브철근(Fig. 11(b) l_2 구간)의, 셋째항은 중앙부 웨브철근(Fig. 11(b) l_3 구간)의 에너지 소산을 각각 나타낸다. 식 (18)을 계산하여 ϕ_u 의 식으로 표현하면 다음과 같다.

$$e_D = 2R_B(2f_y) \times \left[\{\rho_w t\} \left\{ 2\phi_u \left(\frac{h}{2} - \frac{\gamma h}{2} \right) - 2\epsilon_y \right\} \right. \\ \left. + \{\rho_w c' t\} \left\{ 2\phi_u \left(\frac{h}{2} - c' \right) - 2\epsilon_y \right\} \right. \\ \left. + \{\rho_w (c' - c) t\} \left\{ \frac{1}{2} \phi_u (c' - c) \right\} \right] \quad (20)$$

식 (17)과 (20)을 정리하면 다음과 같이 공통의 식으로 간단히 나타낼 수 있다.

$$e_D = 4R_{B0}f_y\phi_u h^2 t \left[\gamma \left(1 - \gamma - 2 \frac{\epsilon_y}{\phi_u h} \right) \right] + 2R_{B0}\rho_w f_y \phi_u h^2 t \left[\left(1 - \frac{c'}{h} - 2 \frac{\epsilon_y}{\phi_u h} \right)^2 + \left(\frac{c'}{h} \right)^2 \right] \quad (21)$$

식 (21)의 첫 번째 항은 단부집중철근의 주기거동에 의한 에너지 소산량을, 두 번째 항은 단면 전체에 균등하게 배근되어 있는 웨브철근의 이력거동에 의한 에너지 소산량을 각각 나타낸다.

4.2 압축측 단부집중 철근이 항복한 경우

Fig. 5(b)와 같이 압축을 받는 단부집중 철근이 항복한 경우로, 축력에 대한 평형방정식을 나타내면 식 (1)과 같고, 여기서 C_1 과 T_1 , C_2 와 T_3 는 크기가 같고 방향이 반대이므로 소거되어, 식 (22)와 같이 나타낼 수 있다.

$$-P = f_y \rho_w \left(h - c - \frac{\epsilon_y}{\phi_u} \right) t - \alpha \beta f_{ck} c t - f_y \rho_w \left(c - \frac{\epsilon_y}{\phi_u} \right) t \quad (22)$$

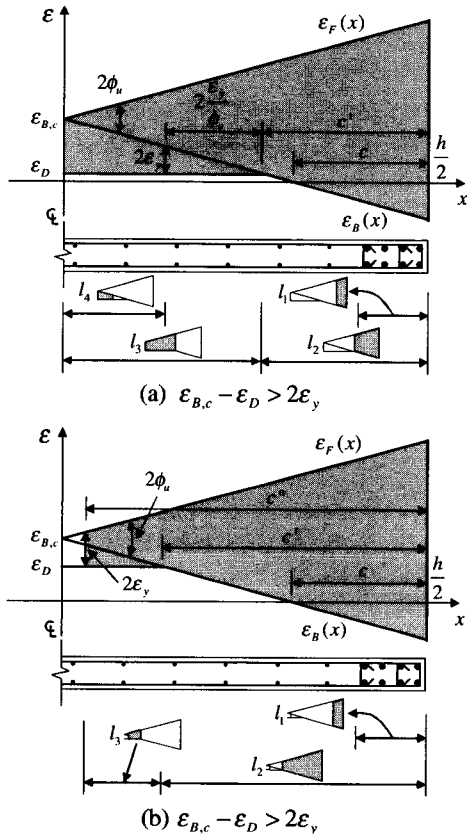


Fig. 11 Maximum and minimum strains of rebars of symmetric cross section

식 (22)로부터 압축대의 길이 c 를 구한다.

$$\frac{c}{h} = \frac{\rho_w + \left(\frac{P}{f_{ck} h t} \right) \left(\frac{f_{ck}}{f_y} \right)}{2\rho_w + \alpha \beta \left(\frac{f_{ck}}{f_y} \right)} \quad (23)$$

단부집중철근이 항복한 경우이므로 식 (23)으로부터 계산한 압축대의 길이는 다음의 조건을 만족시켜야 한다.

$$\frac{c}{h} \geq \frac{\gamma}{2} + \frac{\epsilon_y}{\phi_u h} \quad (24)$$

만약 식 (24)를 만족시키지 못할 경우에는 압축을 받는 단부집중 철근이 항복하지 않은 것이므로 4.1 절의 관계식을 이용한다.

단면의 중심에 대하여 휨강도를 구하면 식 (6)과 같이 표현할 수 있고, 이를 설계변수로 바꾸어 표현하면 식 (25)와 같다.

$$M = f_y \rho_w h t \left(\frac{h}{2} - \frac{\gamma h}{2} \right) + f_y \rho_w \left(h - c - \frac{\epsilon_y}{\phi_u} \right) t \left(\frac{c}{2} + \frac{\epsilon_y}{2\phi_u} \right) + \frac{f_y}{2} \rho_w \frac{\epsilon_y}{\phi_u} t \left(\frac{4}{3} \frac{\epsilon_y}{\phi_u} \right) + \alpha \beta f_{ck} c t \left(\frac{h}{2} - \frac{\beta c}{2} \right) + f_y \rho_w h t \left(\frac{h}{2} - \frac{\gamma h}{2} \right) + f_y \rho_w \left(c - \frac{\epsilon_y}{\phi_u} \right) t \left(\frac{h}{2} - \frac{c}{2} + \frac{\epsilon_y}{2\phi_u} \right) \quad (25)$$

위 식을 정리하여 식 (26)을 얻는다.

$$M = \frac{1}{2} \alpha \beta f_{ck} h^2 t \left[\frac{c}{h} - \beta \left(\frac{c}{h} \right)^2 \right] + \rho_w f_y h^2 t \left[\gamma (1 - \gamma) \right] + \rho_w f_y h^2 t \left[\frac{c}{h} - \left(\frac{c}{h} \right)^2 - \frac{1}{3} \left(\frac{\epsilon_y}{\phi_u h} \right)^2 \right] \quad (26)$$

식 (26)의 첫째항은 압축콘크리트의, 둘째항은 양단부에 집중배근된 철근의, 셋째항은 단면 전체에 균등히 배근된 웨브철근의 휨강도에 대한 기여를 각각 나타낸다.

$\epsilon_B(x)$, $\epsilon_F(x)$, ϵ_D 는 4.1 절에서와 같은 방법을 이용하여 구할 수 있다. 계산의 편의를 위하여, 최대변형시 압축항복하였던 압축측 외단의 웨브철근은 Fig. 12에 나타난 바와 같이 $\epsilon_{D0} = 0$ 로의 제하로 인하여 인장항복에 이른다고 가정한다. 이때 P_{D0} 는 최대변형시 압축을 받던 단부집중철근이 제하에 의하여 인장항복하지 않은 경우 (Fig. 12(a))와 항복한 경우 (Fig. 12(b)) 두가지로 나누어 식 (27) 에 의하여 구한다. 각각의 경우에 대하여 식 (9) 에 $\epsilon_D = \epsilon_{D0}$ 를 대입하여 구한 $\sigma_{D0}(x)$ 를 전체 단면에 대하여 적분하여 P_{D0} 를 구한다.

$$P_{D0} = \rho f_y \gamma h t \left[1 - \frac{\left(\frac{c - \gamma}{h} - \frac{\epsilon_y}{\phi_u h} \right)}{\frac{\epsilon_y}{\phi_u h}} \right] + \rho_w f_y h t \left(1 - \frac{2c}{h} \right)$$

for $\frac{c}{h} < \frac{\gamma}{2} + \frac{2\epsilon_y}{\phi_u h}$ (27-a)

$$P_{D0} = \rho_w f_y h t \left(1 - \frac{2c}{h} \right)$$

for $\frac{c}{h} \geq \frac{\gamma}{2} + \frac{2\epsilon_y}{\phi_u h}$ (27-b)

식 (27-a)의 첫째항은 단부집중 철근의, 둘째항은 균등하게 배근된 웨브철근의 기여를 각각 나타낸다. 식 (27-b)에서는 양단부 집중배근 철근의 영향이 소거되어 웨브철근만이 P_{D0} 에 기여한다.

ϵ_D 는 식 (12)를 이용하여 근사적으로 계산할 수 있고, 에너지 소산량은 식 (21)을 이용하여 구할 수 있다.

5. 대칭의 주기거동을 보이는 균등배근 단면

4절의 에너지 소산량 산정방법은 균등배근 및 단부집중 배근 철근을 모두 갖는 일반적인 대칭의 직사각형 단면에 대하여 유도한 것이다. 따라서 대칭의 주기거동을 보이는 균등배근 단면에 대한 단면 에너지 소산량을 구하는데 이용할 수 있다. 균등배근 단면의 경우 양단부에 집중배근된 철근이 없으므로, $\gamma = 0$, $\rho = 0$ 을 대입하여 4.1절의 방법(식 (1)~(21))을 따라 단면 에너지 소산량을 구할 수 있다.

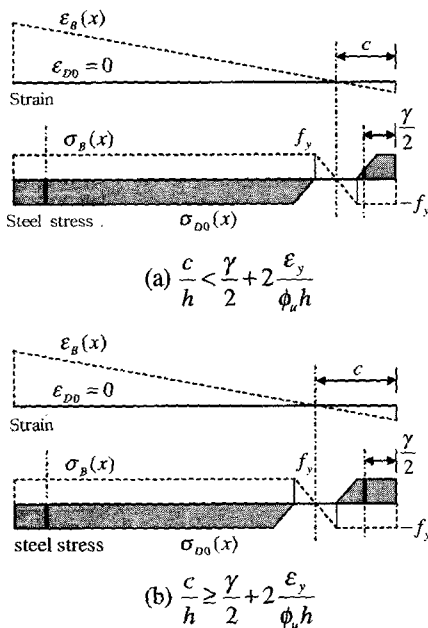


Fig. 12 Calculation of P_{D0} in case that boundary rebars yield in compression

6. 비대칭의 단부집중 배근형태 및 주기거동을 갖는 단면

Fig. 13, 14에 나타난 바와 같이 보의 경우 대체로 상하단(좌우)의 철근량과, 최대 정(+), 부(-) 곡률이 다르다. 이러한 비대칭 배근단면 및 주기거동을 갖는 보-기둥 단면에 대한 강도 및 에너지 소산량의 산정식을 유도하면 다음과 같다. Fig. 13에서와 같이 철근은 양단부로부터 각각 $\gamma_1 h/2$, $\gamma_2 h/2$ 떨어진 지점에 배근되어 있다. 4 절에서와 같이 최대곡률 발생시 인장측의 철근은 항복한다고 가정하고, 압축측의 철근은 항복한 경우(Fig. 13(a))와 항복하지 않은 경우(Fig. 13(b))로 나누어 수식을 유도한다.

6.1 압축철근이 항복하지 않은 경우

Fig. 13에 나타난 바와 같이 최대곡률 $\phi_{u,1}$ 에서, 압축력 P 에 대한 평형방정식으로부터 c_1 을 구할 수 있다.

$$\frac{c_1}{h} = \frac{\rho_1 \gamma_1 \left(\frac{\epsilon_y}{\phi_{u,1} h} \right) + \rho_2 \left(\frac{\gamma_2^2}{2} \right) + \left(\frac{P}{f_{ck} h t} \right) \left(\frac{f_{ck}}{f_y} \right) \left(\frac{\epsilon_y}{\phi_{u,1} h} \right)}{\rho_2 \gamma_2 + \alpha \beta \left(\frac{f_{ck}}{f_y} \right) \left(\frac{\epsilon_y}{\phi_{u,1} h} \right)}$$

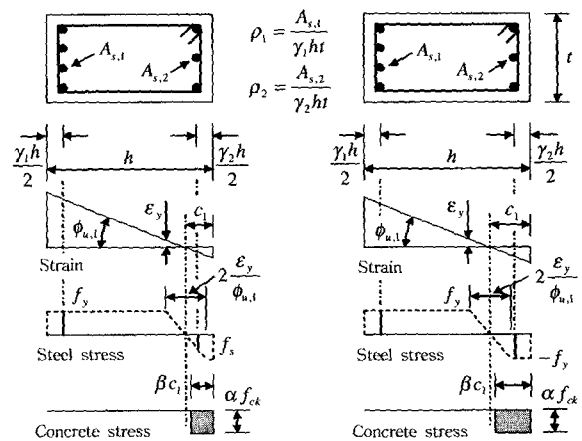
(28)

여기서, ρ_1 = 인장철근비, ρ_2 = 압축철근비이다. 식 (28)은 압축을 받는 단부집중 철근이 항복하지 않았다는 가정으로부터 유도된 식이므로, 다음을 만족해야 한다.

$$\frac{c_1}{h} < \frac{\gamma_2}{2} + \frac{\epsilon_y}{\phi_{u,1} h}$$

(29)

단면 중심에 대하여 휨내력 M_1 을 구하면 다음과 같다.



(a) Case that compressive rebars do not yield (b) Case that compressive rebars yield

Fig. 13 Stress and strain profiles of beam-column section at maximum curvature $\phi_{u,1}$

$$M_1 = \frac{1}{2} \alpha \beta f_{ck} h^2 t \left[\frac{c_1}{h} - \beta \left(\frac{c_1}{h} \right)^2 \right] + \frac{1}{2} f_y h^2 t \left[\rho_1 \gamma_1 (1 - \gamma_1) + \rho_2 \gamma_2 (1 - \gamma_2) \left(\frac{\frac{c_1 - \gamma_2}{h} - \frac{\gamma_2}{2}}{\phi_{u,1} h} \right) \right] \quad (30)$$

역하중이 작용하는 경우의 최대곡률 $\phi_{u,2}$ 에 대해서도, 중립축거리 c_2 , 휨내력 M_2 을 같은 방법으로 구할 수 있다.

단면 에너지 소산량 e_D 를 구하는 방법은 4 절과 동일하다. 다만, 중앙부의 철근이 없으므로, Fig. 14에서와 같이 정(+), 부(-) 최대변형상태의 변형을 분포만을 이용하여 보-기둥 단면에서의 에너지 소산량을 구할 수 있다.

$$e_D = 2R_B \rho_1 f_y \gamma_1 h^2 t \left[\phi_{u,1} \left(1 - \frac{c_1}{h} - \frac{\gamma_1}{2} \right) + \phi_{u,2} \left(\frac{c_2}{h} - \frac{\gamma_1}{2} \right) - \frac{2\varepsilon_y}{h} \right] + 2R_B \rho_2 f_y \gamma_2 h^2 t \left[\phi_{u,2} \left(1 - \frac{c_2}{h} - \frac{\gamma_2}{2} \right) + \phi_{u,1} \left(\frac{c_1}{h} - \frac{\gamma_2}{2} \right) - \frac{2\varepsilon_y}{h} \right] \quad (31)$$

ρ_1, ρ_2 = 양단부의 철근비, $\phi_{u,1}, \phi_{u,2}$ = 최대 변형시 각각 철근비 ρ_1, ρ_2 의 단부철근에 인장항복을 유발하는 소성힌지에서의 최대곡률, c_1, c_2 = 곡률 $\phi_{u,1}, \phi_{u,2}$ 에 대한 압축대의 길이(Fig. 14).

6.2 압축철근이 항복한 경우

최대곡률 $\phi_{u,1}$ 에 대한 압축대의 길이 c_1 와 휨내력 M_1 은 각각 식 (32), (33)와 같이 구할 수 있다.

$$\frac{c_1}{h} = \frac{(\rho_1 \gamma_1 - \rho_2 \gamma_2) + \left(\frac{P}{f_{ck} h t} \right) \left(\frac{f_{ck}}{f_y} \right)}{\alpha \beta \left(\frac{f_{ck}}{f_y} \right)} \quad (32)$$

$$M_1 = \frac{1}{2} \alpha \beta f_{ck} h^2 t \left[\frac{c_1}{h} - \beta \left(\frac{c_1}{h} \right)^2 \right] + \frac{1}{2} f_y h^2 t [\rho_1 \gamma_1 (1 - \gamma_1) + \rho_2 \gamma_2 (1 - \gamma_2)] \quad (33)$$

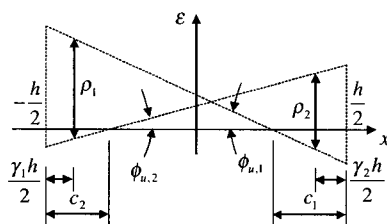


Fig. 14 Maximum and minimum strains of rebars of asymmetric cross section in cyclic behavior

식 (32)는 압축을 받는 단부집중 철근이 항복하지 않았다는 가정으로부터 유도된 식이므로, 다음 조건을 만족해야 한다.

$$\frac{c_1}{h} \geq \frac{\gamma_2}{2} + \frac{\varepsilon_y}{\phi_{u,1} h} \quad (34)$$

에너지 소산량은 식 (31)을 이용하여 구할 수 있다.

7. 에너지 소산량 산정식의 검증

Fig. 15(a)는 Thomsen 과 Wallace⁶⁾ 의 실험에서 사용된 전단벽의 형태 및 배근상세를 나타낸다. 콘크리트의 압축강도 $f_{ck} = 31.6$ MPa, 철근의 항복강도 $f_y = 434$ MPa 이다. 또한 $\gamma = 190/1220 = 0.156$, $\rho_w = (2 \times 31.7)/(191 \times 102) = 0.003$, $\rho = [(8 \times 70.8)/(190 \times 102) - \rho_w] = 0.026$ 이다. 참고문헌 3 에서 소개한 전단벽의 소산 에너지량을 산정하는 방법을 적용하여, 최상층 변위 $\Delta_{roof} = \pm 73.2$ mm에 대한 소성힌지 영역 $l_p = h/2 = 610$ mm에서의 평균 최대곡률을 구하면 $\phi_u = \pm 3.10 \times 10^{-5}/\text{mm}$ 이다. 식 (23)으로부터 $c/h = 0.148$ 이고, 이때 콘크리트 응력블록을 정의하는 계수는 $\alpha = 0.99$, $\beta = 0.89$ 이다. 식 (27-a) 로부터 $P_{D0} = 284$ kN ($< P = 400$ kN)이므로 식 (12-b) 로부터 $\varepsilon_D = -0.001$ 이며, 따라서 식 (21) 로부터 단면 에너지 소산량은 $e_{D, analy} = 23.3$ kN 이다.

Fig. 15(b)에 나타나 있는 실험결과에 의한 부재 전체의 소산에너지량은 $E_D = 12490$ kN-mm이다. 해석결과와의 비교를 위하여 E_D 를 l_p 로 나누어 구한 단면 에너지 소산량은 $e_{D, exp} = 20.5$ kN이다. 실험에 의한 에너지 소산량이 해석에 의한 값보다 약간 작은 값을 갖는데, 이는 참고문헌 3에서 이미 지적한 바와 같이 실험에서 측정된 최상층변위에 기초의 회전과 기초 철근의 미끄러짐 등에 의한 변위가 포함되어 있기 때문이다.

Fig. 16의 (a)는 Brown 과 Jirsa⁷⁾의 실험에 사용된 보의 형상 및 배근상세를 나타낸다. $f_{ck} = 34$ MPa, $f_y = 317$ MPa이다. 또한 $\gamma_1 = \gamma_2 = 2 \times 51/305 = 0.334$, $\rho_1 = \rho_2 = (2 \times 506)/(0.334 \times 305 \times 152) = 0.0654$ 이다. 콘크리트는 횡보강이 되어 있으며, 주기거동시 피복콘크리트의 탈락으로 인하여 정확한 α, β 를 정의하는 것은 불가능하므로, 개략적으로 $\alpha = \beta = 0.95$ 을 사용한다. Fig. 16 (a)의 보시험체의 상하 최대변위는 각각 84, 135 mm이고, 이때의 소성힌지영역 $l_p = h/2 = 153$ mm에서의 최대곡률은 각각 $\phi_{u,1} = 3.49 \times 10^{-4}$, $\phi_{u,2} = 5.80 \times 10^{-4}$ /mm 이다. 식 (28) 로부터 $c_1/h = 0.171$, $c_2/h = 0.169$ 이고, 식 (30) 으로부터 단면 에너지 소산량은 $e_{D, analy} = 87.8$ kN 이다.

Fig. 16(b)에 나타나 있는 실험결과에 의한 부재 전체의 소산에너지량은 $E_D = 13050 \text{ kN}\cdot\text{mm}$ 이다. 해석결과와의 비교를 위하여 E_D 를 l_p 로 나누어 구한 단면 에너지 소산량은 $e_{D,exp} = 85.6 \text{ kN}$ 으로, 실험값과 해석값이 거의 일치한다.

콘크리트 전단벽과 보에 대한 두 실험과의 비교는 3~6 절에서 제안된 수식을 통하여 휨지배 철근콘크리트 부재의 주기거동에 의한 에너지 소산량을 비교적 정확하게 예측할 수 있음을 보여준다.

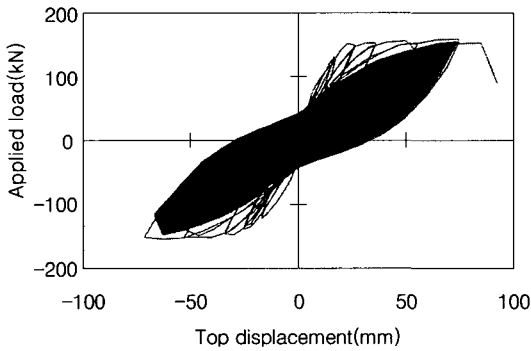
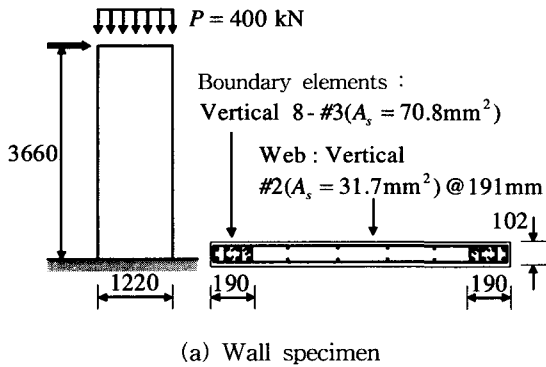


Fig. 15 Verification (Thomsen and wallace, 1991)

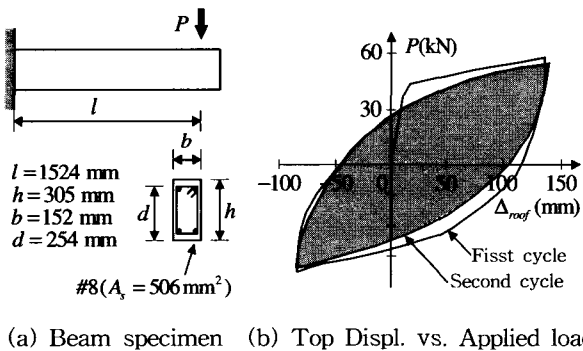


Fig. 16 Verification (Brown and jirsa, 1971)

8. 에너지 소산에 영향을 미치는 요인

이전 연구³⁾에서는 수치해석 결과를 이용하여 에너지 소산량에 대한 축력, 철근비, 배근 형태의 영향을 정성적으로 연구하였다. 본 연구에서는 4 절에서 제안된 식을 이용하여 축력, 철근비, 배근형태, 연성도 등이 에너지 소산량에 미치는 영향을 보다 자세히 연구하고자 한다. 변수 연구에서 사용된 부재 단면과 재료의 성질은 Fig. 17에 나타나 있다.

Fig. 18은 철근비와 최대곡률이 일정하게 유지되는 상태에서 축력이 증가함에 따라 에너지 소산량이 변하는 모

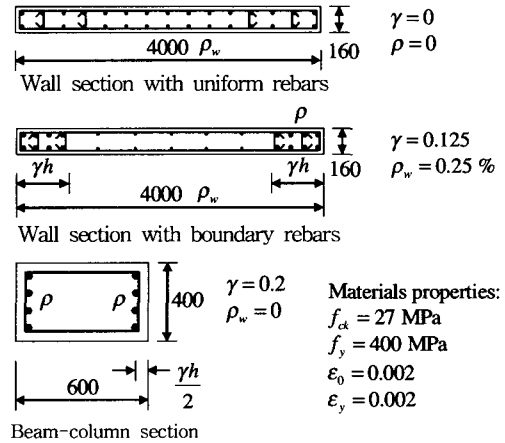


Fig. 17 Dimensions and properties of prototype cross sections of RC member

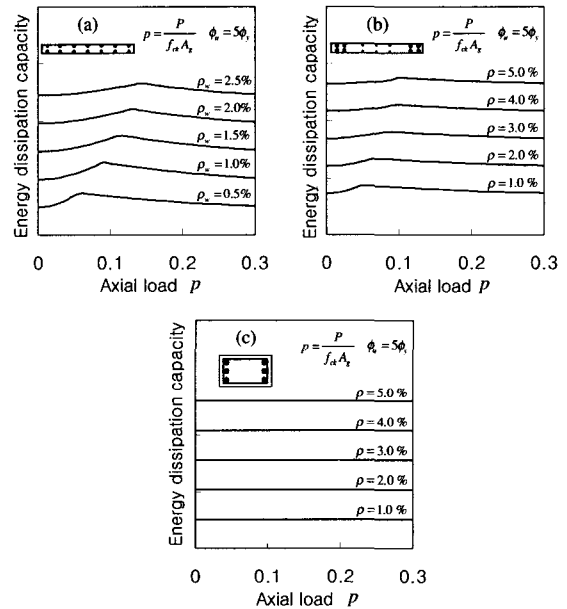


Fig. 18 Effect of axial load on energy dissipation capacity

습을 보여준다. Fig. 18(a)와 (b)는 축력이 증가함에 따라 $P/(f_{ck}ht) = 0.1$ 전후에서 최대 에너지 소산하는 모습을 보여주는데, 이러한 경향은 균등배근한 벽체에서 가장 두드러지게 나타난다. 이는 Fig. 19에서 보는 바와 같이 축력이 증가함에 따라 변형률 이력의 경계를 나타내는 $\epsilon_B(x)$, ϵ_D , $\epsilon_F(x)$ 모두가 아래쪽으로 이동하고, 이때 $\epsilon_F(x)$, $\epsilon_B(x)$ 를 최대, 최소 변형률 이력으로 갖는 단부 철근의 에너지 소산량은 변하지 않는 반면 중앙부 철근의

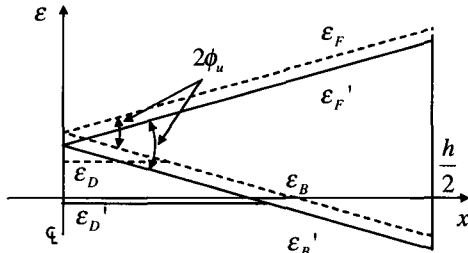


Fig. 19 Variation of strain profiles due to increased axial load

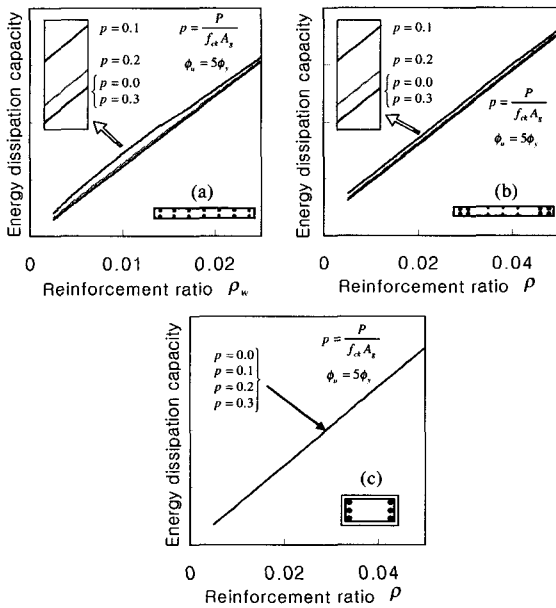


Fig. 20 Effect of reinforcement ratio on energy dissipation capacity

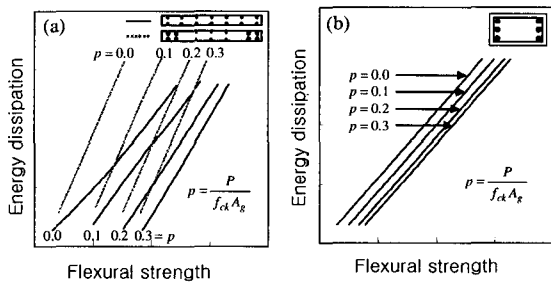


Fig. 21 Effect of rebar arrangement on energy dissipation capacity

에너지 소산량이 줄어들기 때문에 나타난다. Fig. 18(a), (b)를 비교하면, 중앙부의 철근량이 적은 단부집중 배근한 벽체에서 에너지 소산량의 변화폭이 균등배근한 벽체보다 작게 나타나며, Fig. 18(c)와 같이 중앙부 철근이 없는 경우에는 축력의 영향을 받지 않는다. 철근비가 적은 경우 축력에 의한 소산에너지의 변화폭이 크고 철근비가 커질수록 변화폭이 줄어들는데, 이는 철근비가 커질수록 변형률 이력이 전체적으로 하강하여 중앙부의 철근이 에너지 소산에 기여하는 정도가 적어지기 때문이다.

Fig. 20은 축력과 최대 곡률이 일정하게 유지되는 상태에서 철근비의 증가에 따른 에너지 소산량의 변화 추이를 나타낸다. 주기거동에 의한 철근콘크리트 부재의 에너지 소산은 철근의 이력거동에 의해 나타나므로, 축력에 관계없이 철근비가 증가할수록 에너지 소산량도 거의 선형으로 비례하며 증가한다. 앞서 밝혀진 바와 같이 Fig. 20(a), (b)는 천단벽 단면에서의 철근비와 에너지 소산량의 관계 곡선이 축력에 따라 약간의 변화를 보이는 모습을 보여주지만, Fig. 20(c)는 보-기둥 단면의 경우 철근비와 소산에너지와의 관계는 축력의 크기와 무관한 모습을 보여준다.

Fig. 21은 일정한 최대 곡률을 갖는 벽체에 대하여 축력, 배근형태를 달리하며, 철근비를 매개로 하여 휨강도와 에너지 소산량의 관계를 나타낸 것이다. Fig. 21(a)는 동일한 강도를 갖는 균등배근한 벽체와 단부집중배근한 벽체의 에너지 소산량을 비교하고 있다. Fig. 21(b)는 보-기둥 단면에 대한 것으로, 축력, 배근형태 등에 관계없이 강도와 에너지 소산량의 관계가 거의 선형의 비례관계에 있는 모습을 보여준다. 그러나 Fig. 21(a)는 최대 곡률이 같은 경우, 동일한 강도를 갖더라도 배근형태에 따라 소산하는

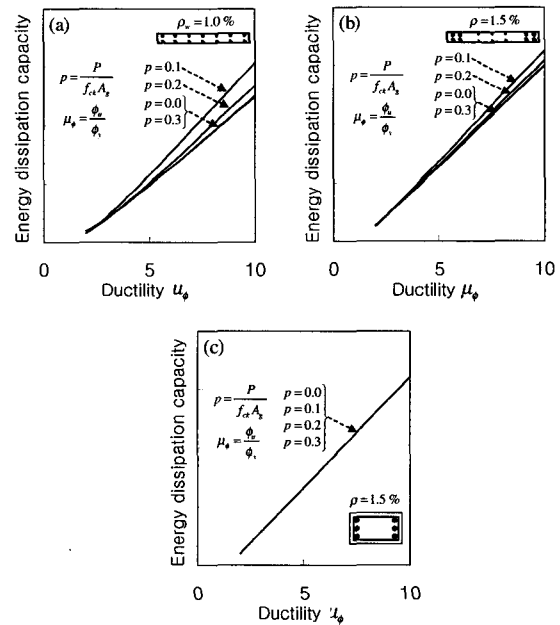


Fig. 22 Effect of ductility on energy dissipation capacity

에너지량에서 큰 차이를 나타내며, 강도의 증가에 대한 소산 에너지량의 증가비율이 배근형태에 따라 크게 달라지는 경향을 보여준다. 즉, 단부에 집중배근하는 경우에 균등하게 배근한 경우보다 부재의 주기거동에 의한 에너지소산 효율이 크게 좋아진다.

Fig. 22는 축력, 철근비, 배근형태 등이 일정한 경우에 대하여 최대 곡률과 소산 에너지량의 관계를 나타낸 것이다. 곡률연성도 μ_ϕ 는 최대곡률 ϕ_u 을 항복곡률 ϕ_y 로 나눈 값이다. 3절에서 유도한 소산 에너지량 산정식은 철근 및 콘크리트가 큰 소성 거동을 보이는 경우에 대하여 유도한 것이므로, $\mu_\phi \geq 2$ 인 곡률연성도에 대하여 나타내었다. Fig. 22는 각 설계변수에 관계 없이 최대 곡률과 에너지 소산량은 거의 선형으로 비례하는 모습을 보여준다.

9. 결 론

주기하중을 받는 휨지배 철근콘크리트 부재에 대하여 에너지 소산능력을 계산할 수 있는 간단한 수식을 제안하고 이를 검증하였다. 제안된 수식을 이용하여 압축력, 철근비, 배근형태, 연성도 등 각 설계변수가 에너지 소산량에 미치는 영향을 연구하였다. 휨지배 철근콘크리트 부재의 에너지 소산량은 축력의 영향을 거의 받지 않으며, 철근비가 증가함에 따라 선형의 비례로 증가한다. 또한 균등배근한 경우보다 단부집중배근한 경우에 에너지 소산능력이 더 크며, 연성도가 커질수록 거의 선형의 비례로 증가한다.

본 논문에서 제안한 에너지 소산능력의 산정식은 철근콘크리트 부재의 에너지 소산능력을 보다 정확하게 평가할 수 있으며, 따라서 기존의 성능기초 내진성능 평가/설계 방법의 효율성을 증대시킬 수 있으며, 에너지 소산능력에 기초한 새로운 설계방법의 개발에 활용될 수 있을 것이다.

감사의 글

본 연구는 지진공학센터(KEERC)와 두뇌한국 21 사업의 재정적 지원을 받아 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

참고문헌

1. ATC, "Seismic Evaluation and Retrofit of Concrete Buildings," ATC-40, Applied Technology Council, Redwood City, California, 1996.
2. M.J.N Priestley, "Performance Based Seismic Design," Paper No. 2831, 12th World Conference on Earthquake Engineering (WCEE), 2000.
3. 임태성, 박홍근, "휨지배 철근콘크리트 부재의 에너지 소산능력 평가방법," 한국콘크리트학회 논문집, Vol. 14, No. 4, 2002, pp.566~577.
4. Chang, G. A. and Mander, J. B., "Seismic Energy Based Fatigue Damage Analysis of Bridge Columns, Part I: Evaluation of Seismic Capacity," Technical Report NCEER-940006, Buffalo, New York, 1994.
5. Seckin, M., "Hysteretic Behavior of Cast-in-place Exterior Beam-Column Sub-Assembles," Ph. D. Thesis, University of Toronto, 1981, pp. 266.
6. Thomsen, J. H. and Wallace, J. W., "Displacement-Based Design of RC Structural Walls: An Experimental Investigation of Walls with Rectangular and T-shaped Cross-Sections," Report No. CU/CEE-95/06.
7. Brown, R. H. and Jirsa, J. O., "Reinforced Concrete Beams under Load Reversals," ACI Structural Journal, Vol. 68, No.5, 1971, pp.380~390.

요 약

비선형 정적해석법과 같은 발전된 지진 해석 및 설계방법은 강도, 연성도, 에너지 소산량으로 대표되는 철근콘크리트 부재의 주기거동을 정확하게 예측하는 것이 필요하게 되었다. 최근 연구에서 휨지배 철근콘크리트 부재에 대하여 최대변형능력까지의 반복적인 주기거동에 의한 소산에너지량을 계산할 수 있는 방법이 개발되었다. 본 연구에서는 선형 연구를 토대로 에너지 소산량을 계산할 수 있는 간단한 수식을 제안하고, 이를 실험 결과와 비교하여 검증하였다. 또한 제안된 수식을 이용하여 축력, 철근비, 배근형태, 연성도 등이 에너지 소산능력에 미치는 영향에 대해 연구하였다. 제안된 수식을 통하여 기존의 경험에 기초한 방법보다 더 정확하게 구조물의 에너지 소산능력을 산정할 수 있으며, 따라서 연구결과는 성능에 기초한 내진평가 및 설계법에 유용하게 이용될 것으로 판단된다.

핵심용어 : 내진설계, 에너지소산, 철근콘크리트